

차세대 원전의 원자로용기 하부 관통부 건전성 실험의 해석적 연구

Numerical Studies on Penetration Integrity of the KNGR Lower Pressure Vessel in a Severe Accident

김종태, 박래준, 김상백, 이기영

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

차세대 원전의 중대 사고시 원자로용기 하부 관통부 건전성 평가 실험과 병행하여 수치 해석적 연구를 수행하고 있다. 본 연구에서는 외벽냉각이 없는 경우인 KNGR-ICI-DRY2 실험에 대하여 상용 소프트웨어인 FLUENT와 중대사고시 하반구에 재배치된 용융물의 냉각거동을 해석하기 위하여 개발한 LILAC 코드를 이용하여 해석하고 실험 결과와 비교하였다. 산화알루미늄 용융물의 자연대류와 고화 현상을 모의하였으며 압력용기와 단열재로 사용된 산화마그네슘의 열전도를 고려하였다. ICI 노즐은 고온 용융물에 의해 부분적으로 용발이 이루어졌고 이것은 용기의 하부바닥으로 열전달에 크게 영향을 미쳤다. 40 kg의 산화알루미늄을 사용한 KNGR-ICI-DRY2 실험에서는 외벽 냉각이 없이도 관통부의 완전한 파손은 이루어지지 않는 것으로 실험과 수치계산에서 나타났다.

Abstract

Numerical studies are conducted in parallel to experiments on penetration integrity of a lower pressure vessel in the Korean Next Generation Reactor(KNGR). KNGR-ICI-DRY experiments were performed two times without external vessel cooling. In this study experimental results on KNGR-ICI-DRY2 case was evaluated numerically using commercial software FLUENT and in-house code LILAC which has been developed at KAERI for a multi-dimensional analysis of melt pool in a pressure vessel. Natural convection and solidification of alumina melt are modeled in the numerical study. And conjugate heat transfer between the alumina melt and vessel are solved. From the numerical results it is found that ICI nozzle directly contacted with alumina was melted and this melting heat affected heat transfer to lower vessel wall. The numerical and experimental analysis depict that the thermal load from 40 kg of alumina used in the KNGR-ICI-DRY2 case is not enough for failure of penetration integrity.

1. 서 론

원전에서 중대사고 발생 시 원자로 용기가 파손되기 전에 원자로 용기 외벽을 냉각함으로써 노심 용융물을 원자로 용기 내에 가두어 두어 원자로 용기의 건전성을 유지하고 격납건물 관련 중

대사고 현상을 미연에 방지하는 방안이 여러 나라에서 고려되고 있다. 이와 같은 중대사고 관리 방안은 핀란드의 Loviisa 원전[1]과 미국의 AP600 원전[2]에 반영되었고 국내의 차세대 원전[3]에서도 채택하고 있다. 원자로 용기 외벽 냉각을 수행하였을 때 원자로 용기가 건전하기 위한 중요 요소 중의 하나는 ICI(In-Core Instrumentation) 노즐과 thimble 튜브를 포함하는 관통부의 건전성을 확보하는 것이다. 원자로 용기 외벽냉각 시 관통부는 용기와의 용접부에서 용발에 의한 노즐 방출(ejection)이 발생할 수 있고 원자로 용기 내·외부의 압력차이로 인하여 원자로 용기 내부의 용융물이 thimble 튜브로 주입되어 노즐 및 튜브를 용융시킬 수 있다. 따라서 원자로 용기 외벽 냉각을 채택하고 있는 차세대 원전에서 외벽 냉각으로 원자로 용기의 파손을 방지할 수 있다는 것을 검증하기 위해서는 원자로 용기 하부의 ICI 노즐과 thimble 튜브의 건전성을 실험과 해석을 통하여 평가하는 연구가 필요하다.

한국원자력연구소 중대사고 연구실에서는 산화알루미늄 용융물을 이용한 원자로용기 관통부의 파손평가 실험을 수행하고 있다. 외벽냉각이 없는 경우에 대하여 2차례 실험을 하였으며 외벽냉각이 있는 경우에 대하여 1차례 실험을 하였다[4,5]. 외벽냉각이 없는 실험(KNGR-ICI-DRY1, KNGR-ICI-DRY2)에서 1차는 thimble tube내에 냉각수를 주입하지 않았으며 2차 실험에서는 thimble tube내에 냉각수를 주입하였다. 본 연구에서는 외벽냉각이 없는 KNGR-ICI-DRY2 실험에 대하여 상용 소프트웨어인 FLUENT와 중대사고시 하반구에 재배치된 용융물의 냉각거동을 해석하기 위하여 개발한 LILAC 코드[6]를 이용하여 해석하고 실험 결과와 비교하였다. 산화알루미늄 용융물의 자연대류와 고화 현상을 모의하였으며 압력용기와 단열재로 사용된 산화마그네슘의 열전도를 고려하였다. ICI 노즐은 고온 용융물에 의해 부분적으로 용발이 이루어졌고 이것은 용기의 하부바닥으로 열전달에 크게 영향을 미쳤다. 40 kg의 산화알루미늄을 사용한 KNGR-ICI-DRY2 실험에서는 관통부의 완전한 파손은 이루어지지 않는 것으로 실험과 수치계산에서 나타났다.

2. 수치해법

FLUENT와 LILAC 코드는 비압축성 Navier-Stokes 방정식과 에너지 보존방정식을 지배 방정식으로 사용한다. Boussinesq 가정을 이용하여 부력항의 밀도를 제외한 다른 항들에서 밀도변화를 무시하며, Enthalpy-porosity법을 이용하여 용융물의 고화에 의한 상변화를 모의한다.

LILAC 코드

KNGR-ICI-DRY2 경우와 같이 열전달 계수가 서로 다른 고체와 액체가 같이 존재하는 열전달 문제(conjugate heat transfer)에서 고체와 액체의 경계에서 열전달 계수를 올바르게 표현하는 것은 열전달을 정확히 계산하기 위해서 매우 중요하다. 엔탈피로 표현된 에너지 방정식은 열전도 항의 온도 구배를 어떤 식으로든 엔탈피 구배로 바꾸어야 한다. 그러나 온도를 종속변수로 한 에너지 방정식은 모든 항이 온도로 표현되며 고체와 액체의 경계에서도 해석영역 내부에서와 마찬가지로 일관되게 처리할 수 있다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho C_p T r d\Omega + \oint \rho C_p T \vec{V} \cdot r d\vec{A} = \oint k \nabla T \cdot r d\vec{A} + \int_{\Omega} S^{\phi} r d\Omega \quad (1)$$

식 (1)에서 C_p 는 비열이고 T 는 온도를 나타낸다. 그리고 r 은 해석영역이 축대칭인 경우 대칭축에서의 반경을 의미한다. 비압축성 유동에서 온도차에 의한 자연대류를 모의하기 위하여 Boussinesq의 가정을 이용하였고, 용융물의 상변화는 Voller[7]의 Enthalpy-porosity법으로 모델링하였다. 용융물의 고화된 부분에서는 운동량방정식에 포함된 porosity 원천항이 증가하여 속도를

제거한다. 에너지 방정식에는 상변화에 의한 잠열의 변화를 원천항에 첨가하여 고화와 용융을 동시에 모의 할 수 있다.

$$S_h = -\frac{\partial \rho \Delta H}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \Delta H \vec{V}) \quad (2)$$

수치계산 영역은 임의의 모양의 셀로 구성되며 각각의 셀이 바로 검사체적이 되고 압력과 속도 성분을 모두 셀의 중심에 저장하는 셀중심 유한체적법을 사용하였다. 각 셀은 여러 개의 면으로 이루어져 있고 각 면의 중심에서 플럭스를 계산하여 적분한다. Fig. 1은 임의의 검사체적에 대하여 지배 방정식을 이산화하기 위하여 필요한 기하 벡터들을 보여준다. 검사체적 C_0 는 C_1 , C_2 , C_3 과 이웃하고 플럭스를 만드는 검사면은 3개로 이루어져 있다.

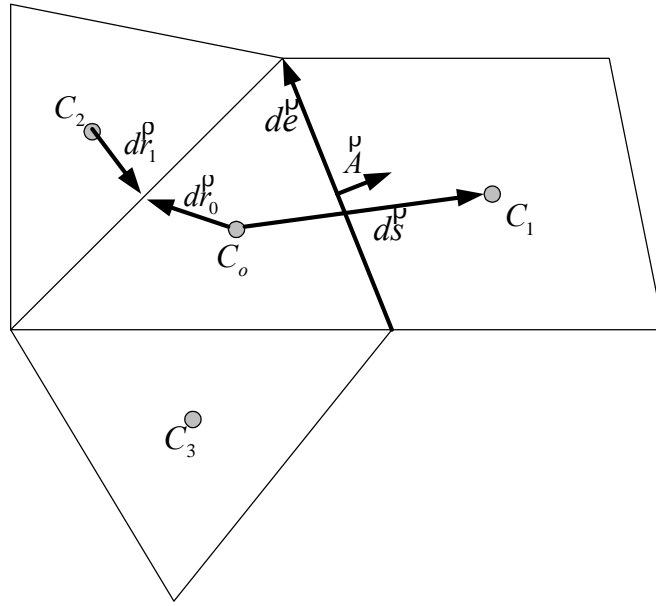


Fig. 1 Control volume and geometric vectors for discretisation

적분형 에너지방정식 (1)을 검사체적에 적용하면 다음과 같은 식 (3)를 얻을 수 있다.

$$\rho C_p r \Omega \frac{\Delta T}{\Delta t} + \sum_{\text{faces}} \rho C_p T \vec{V} \cdot r \vec{A} = \sum_{\text{faces}} k \nabla T \cdot r \vec{A} + S^{\phi} r \Omega \quad (3)$$

식 (3)에서 \sum 기호는 검사체적을 구성하는 모든 면을 따라 플럭스를 더하는 것을 의미한다. 대류 플럭스는 유동 방향에 따라 차분하는 2차 정확도의 상류차분법을 사용하였다. 2차 이상의 고차 해법은 상류 셀에서 해의 구배를 필요로 하며 여기서는 각 셀에서 최소자승법을 이용하여 미리 해의 구배를 구한 뒤 사용한다. 점성 플럭스는 대류 플럭스와 달리 셀의 적분면에서 해의 구배(에너지 방정식에서는 온도구배)를 알아야한다. 셀 면에서 해의 구배를 얻기 위해서는 그 면을 중심으로 새로운 검사체적을 구성하는 방법과 격자점에 해를 내삽하여 국소좌표변환을 이용하는 방법이 있으나 여기서는 그 면에 이웃하는 두 셀에서의 값을 직접 차분하여 해의 구배 중에서 두 셀의 중심을 잇는 방향으로의 성분을 얻고 나머지 성분은 두 셀에서의 구배 값을 평균하여 얻는다. 이 방법은 수치적으로 안정할 뿐 아니라 일반적으로 2차 정확도를 얻을 수 있다. 시간적분으로는 오일러의 후방차분을 이용하였다. 속도장과 압력장의 분리현상을 막기 위하여 Rhie-Chow 법[8]을 이용하여 셀 면에서 속도를 얻었다. 그리고 압력장은 Van Doormaal, Raithby의 SIMPLEC 기법[9]을 사용하였다.

3. 실험장치 및 조건

현재까지 차세대 원자로용기 하부 관통부 건전성 평가 실험은 외벽냉각이 없는 경우에 대하여 2차례 실험을 하였으며 외벽냉각이 있는 경우에 대하여 1차례 실험을 하였다. 외벽냉각이 없는 실험(KNGR-ICI-DRY1, KNGR-ICI-DRY2)에서 1차는 thimble tube내에 냉각수를 주입하지 않았으며 2차 실험에서는 thimble tube내에 냉각수를 주입하였다.

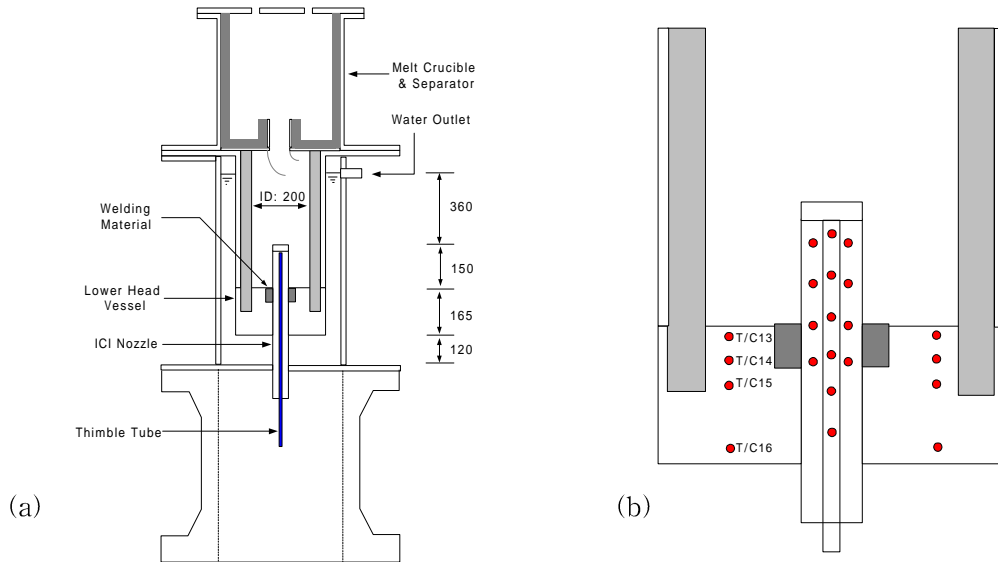


Fig. 2 (a) Schematic of penetration tube failure test section. (b) Locations of thermocouples

Thermite 반응에서 40 kg의 산화알루미늄(Al_2O_3)을 생성하여 관통부 한 개를 모의한 실험용기 내부로 자유낙하로 주입하였으며 용기 내부의 압력은 9.1기압이었다. 용기 내부에 밴드형 히터를 부착하여 초기온도를 약 $100^{\circ}C$ 까지 높였다. Fig. 2(a)는 실험장치의 개략도이며 (b)는 온도측정을 위해 실험용기와 관통관에 설치한 열전대의 위치를 보여준다. 이 실험은 고온의 용융물이 재배치되었을 때 용기 바닥에서 관통부의 건전성을 평가하는 것으로 용융물로부터의 열속을 가능한 용기 바닥으로 전달하기 위하여 실험 용기의 수직벽에는 산화마그네슘(MgO)을 단열재로 사용하였다. 이 산화마그네슘 단열재는 내열성은 뛰어나지만 온도에 따른 열전도 계수가 $1.6\sim 3(W/mK)$ 정도로 높으며 비열은 $1000(J/kgK)$ 정도의 값을 갖는다.

4. 해석결과 및 고찰

4.1 산화마그네슘(MgO) 단열재의 열전달에 미치는 영향

차세대 원전 관통부 건전성 평가 실험을 수치해석하기 전에 단열재로 사용한 산화마그네슘이 열전달에 미치는 영향을 평가하였다. 단열벽의 두께를 변화시켜가며 계산을 하였으며 외벽에는 공기에 의한 대류 경계조건을 사용하였다. Fig. 3(a), (b)는 온도분포 그림으로 단열벽의 두께에 따라 용융물의 최고 온도가 달라짐을 보여준다. 그리고 단열벽의 용융물과 접한 부분에서는 온도 분포가 반경방향으로 1차원적임을 알 수 있다. 계산영역을 단순화하기 위한 방법으로 단열벽을 해석영역에서 제외하고 외벽조건을 다음과 같은 등가 열전달 계수를 사용할 수 있다.

$$h_{effective} = \frac{h_{\infty} \cdot (k_{MgO}/L)}{h_{\infty} + (k_{MgO}/L)} \quad (4)$$

여기서 h_{∞} 는 공기의 자연대류에 의한 열전달 계수이며 L 은 단열벽의 두께이다. Fig. 3(c)는 (a)와 같은 두께의 산화마그네슘을 증가 열전달 계수로 처리 했을 때의 온도 분포로 최고 온도가 Fig. 3(a)에 비해 매우 높게 계산됨을 알 수 있다.

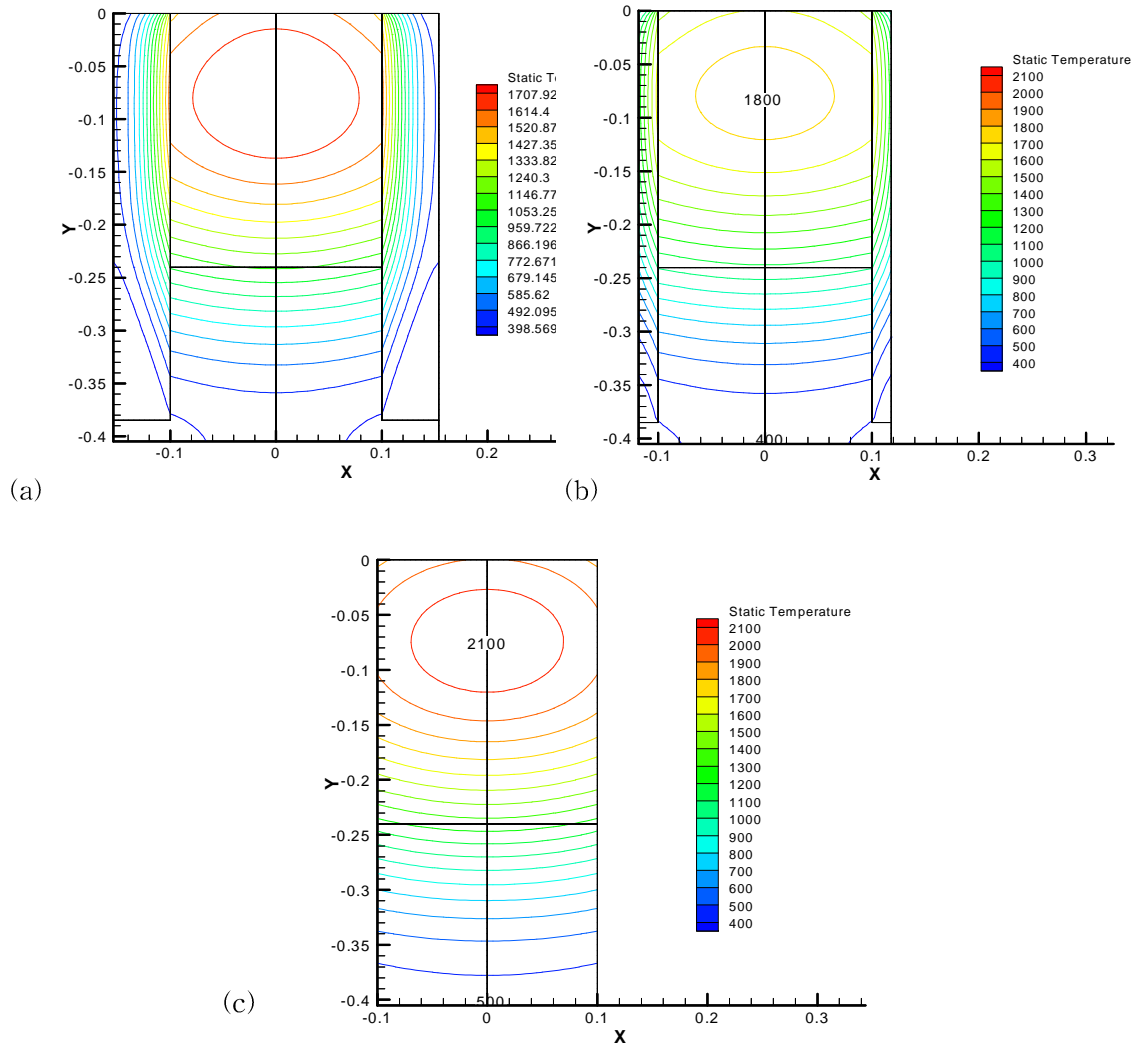


Fig. 3 Effect of thermal insulation material(MgO) on transient heat transfer. (a), (b) Thickness effect of insulation material. (c) Side boundaries are treated by the effective conductivity of MgO.

4.2 KNGR-ICI-DRY2 실험 해석

본 논문에서는 외벽냉각이 없는 KNGR-ICI-DRY2 실험에 대하여 FLUENT와 LILAC 코드를 이용하여 해석하고 실험치와 비교하였다. 해석영역은 2차원 축대칭이며, 용융물의 초기온도는 2500K이다. Fig. 4에서 보는 것처럼 해석 영역은 많은 재료로 이루어져 있다. 유체 부분은 산화알루미늄 용융물로 채워져 있고 고체부분에서 용기의 바닥과 수직벽은 탄소강이고 수직벽 안쪽의 단열재는 산화마그네슘이며 ICI 노즐은 인코넬로 이루어져 있다. 그리고 thimble 튜브의 외부는 냉각수로, 내부는 공기로 채워져 있다. 단열재 상단면은 단열조건을 사용하고 그외 해석 영역의

외부 경계는 복사와 대류의 경계조건을 사용하였다.

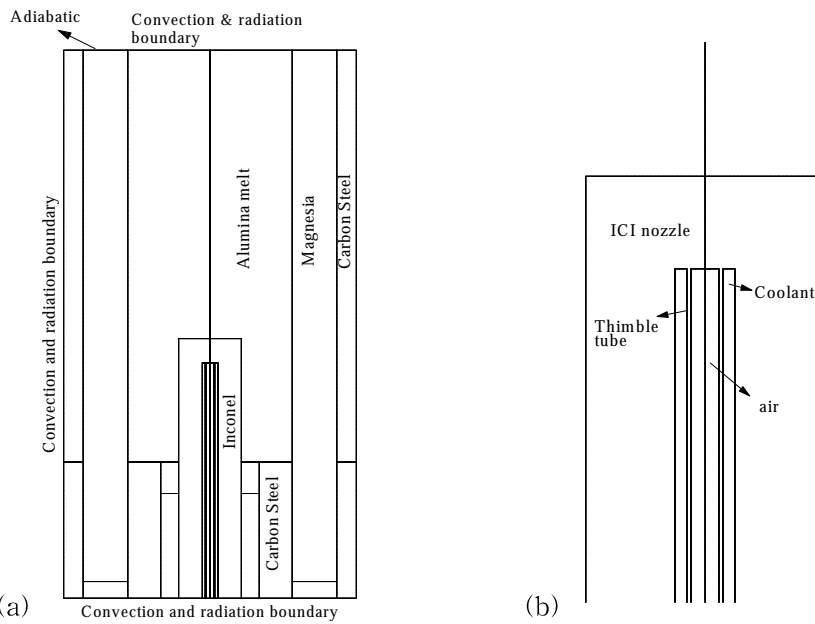


Fig. 4 (a) Computational domain and boundary conditions for a thermal analysis. (b) Magnified view around a ICI nozzle

FLUENT 해석 결과

FLUENT는 상용 열유체 해석도구로 많은 물리모델을 내장하고 있으며 AMG라는 다중격자기법을 사용하여 매우 빠른 수렴성을 보여주고 있다. 특히 KNGR-ICI-DRY2와 같이 많은 영역과 물질로 구성된 경우 영역간의 경계에서 열전도계수등 물성치가 크게 변하게 된다. 이런 경우 경계에 이웃하는 검사체적에서 이산화한 방정식의 계수는 값이 차이가 심해져서 해를 구하기가 매우 어려워진다. 그러나 AMG와 같은 매트릭스 해법은 이런 문제점을 극복할 수 있는 중요한 방법으로 사용되고 있다. KNGR-ICI-DRY2 실험 해석에서 ICI 노즐 내부의 공기와 냉각수는 정지 유체로 가정하였으며 특히 냉각수는 포화온도 이상에서도 비등을 무시하였다.

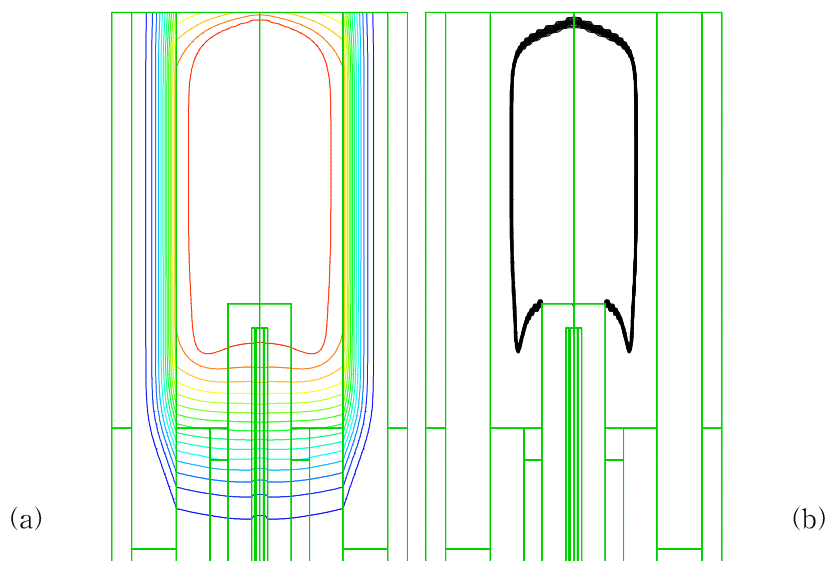


Fig. 5 Calculated results using FLUENT, (a) temperature contours, (b) liquid fraction contours

Fig. 5는 FLUENT를 사용하여 얻은 온도장과 고체 액체 경계면을 보여주는 그림이다. 용융물을 중심으로 단열벽과 용기 바닥은 1차원적인 온도 분포를 하고 있다. FLUENT에서는 ICI 노즐의 용발을 모의할 수 없으므로 고온에서도 ICI 노즐은 고체 상태로 존재하고 있다.

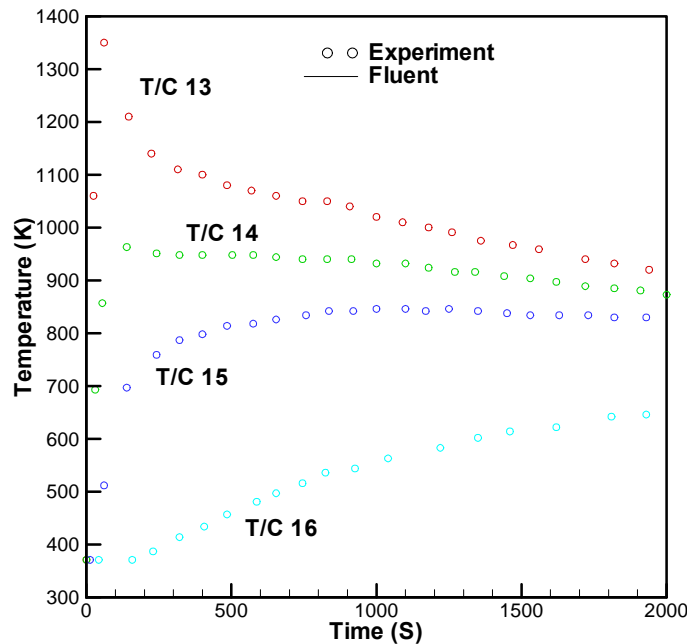


Fig. 6 Comparison of temperature-time histories between experimental data and FLUENT results, T/C13 is 160mm, T/C14 145mm, T/C15 125mm, T/C16 2mm from the bottom wall

KNGR-ICI-DRY2 실험에서는 총 30개의 열전대를 용기 바닥과 ICI 노즐에 장착하여 시간에 따른 온도 변화를 측정하였다. Fig. 6에서 Fig. 2(b)에 나타난 바와 같이 13, 14, 15, 16 위치에서 측정한 온도를 FLUENT 계산 결과와 비교하였다. 용융물이 용기에 재배치된 뒤 200 초까지는 계산 결과가 측정값과 잘 일치하고 있지만 그 이후로는 많은 오차를 보이고 있다. 이것은 ICI 노즐과 용기바닥의 용발에 의한 열량의 흡수를 모의하지 않았기 때문이라 생각된다.

LILAC 해석 결과

중대사고시 하반구에 재배치된 용융물의 냉각거동을 해석하기 위하여 개발하고 있는 LILAC 코드를 이용하여 KNGR-ICI-DRY2 실험을 해석하였다. LILAC 코드는 AMG와 같은 다중격자기법을 사용하지 않기 때문에 thimble 튜브와 공기 및 냉각수를 포함하여 해석하면 수렴된 해를 얻기가 매우 어려우므로 ICI 노즐 내부가 꽉 찬 것으로 모의하고 계산하였다. 모든 영역에 대해 에너지 보존 방정식을 풀고 용융물 영역은 온도차이에 의한 자연대류 현상을 모의하기 위하여 운동량 보존 방정식을 풀었다. 용융물의 고화와 용기 및 ICI 노즐의 용융을 고려하기 위하여 상변화에 의한 잠열을 에너지 보존 방정식에 첨가하였다. Fig. 7은 LILAC 코드로 계산한 결과를 보여주는 그림으로 Fig. 7(a)는 100초 후 고체 액체 경계면(왼쪽)과 온도분포(오른쪽)를 나타낸다. 용융물은 외부에서부터 고화가 진행되며 ICI 노즐은 용융물과 접한 부분에서 용융되어 가는 것을 알 수 있다. Fig. 7(b)는 용융물의 고화되지 않은 영역에서의 유동을 보여주며 고화된 수직면을 따라 용융물은 하강하고 다시 바닥에서 상승하는 일반적인 자연대류 현상을 나타낸다. LILAC 코드는 현재 자유표면 유동 모델이 없기 때문에 ICI 노즐의 용융에 의한 용융물의 확산을 모의할 수 없으나 KNGR-ICI-DRY2 실험의 경우 Fig. 7(a)의 고체 액체 경계면에서 알 수 있는 것처럼 고화된 산화알루미늄이 ICI 노즐을 완전히 감싸고 있기 때문에 ICI 노즐의 용융된 탄소강의 spreading 현상

은 일어나지 않을 것으로 생각된다.

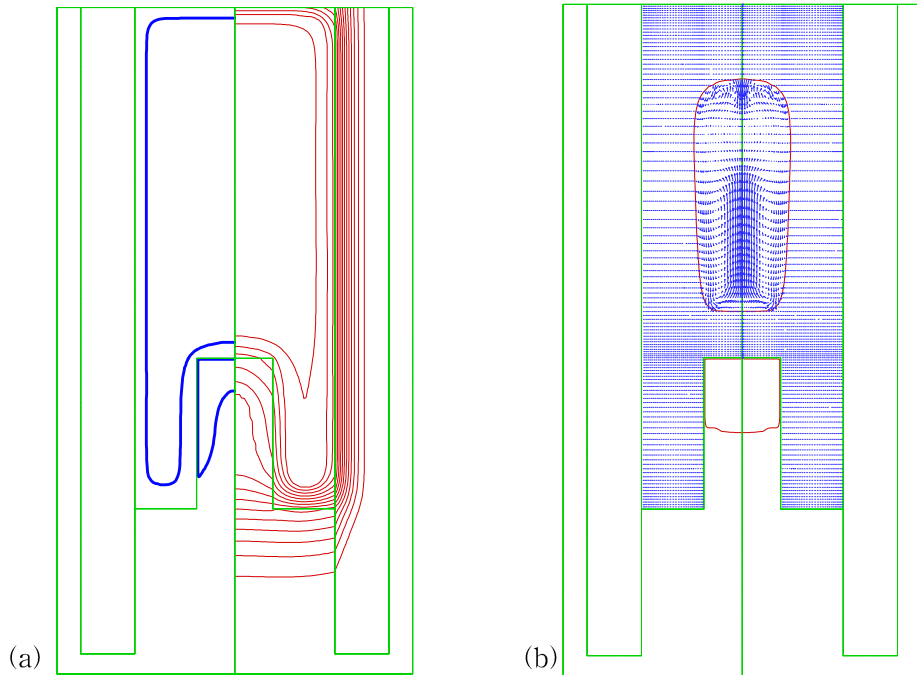


Fig. 7 Calculated results using LILAC code. (a) liquid fraction contours on left side and temperature contours on right side at 100 sec. (b) Velocity vectors and liquid fraction contours at 1000 sec.

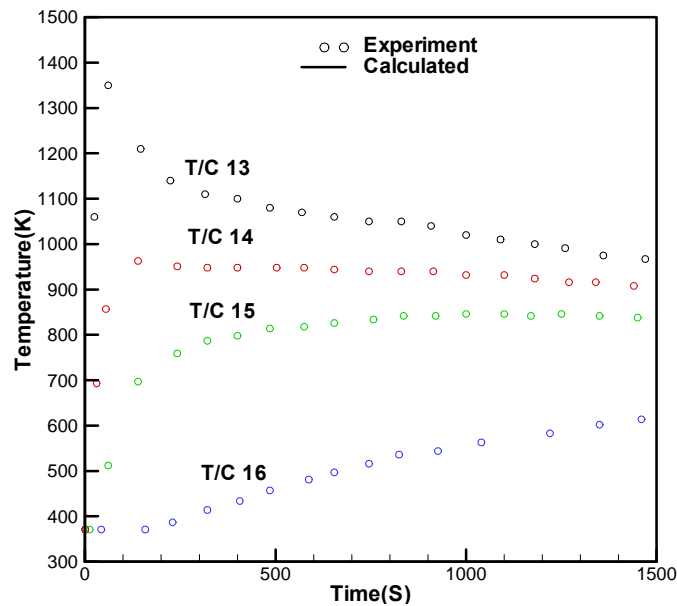


Fig. 8 Comparison of temperature-time histories between experimental data and LILAC results, T/C13 is 160mm, T/C14 145mm, T/C15 125mm, T/C16 2mm from the bottom wall

Fig. 8은 열전대 13, 14, 15, 16번에서 측정된 온도를 LILAC 코드 계산 결과와 비교하였다. FLUENT 결과와 달리 200초 이후도 온도 변화가 실험치와 매우 일치하는 것으로 보아 ICI 노즐이 용융하면서 열량을 흡수하는 것이 열전달 측면에서 매우 중요한 요소로 생각된다.

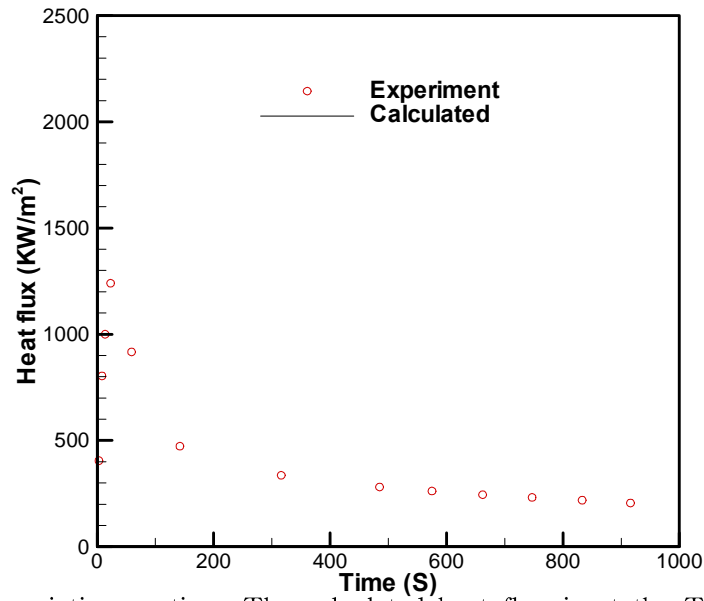


Fig. 9 Heat flux variation on time. The calculated heat flux is at the T/C 13 point, and heat flux from the experimental data is obtained by differencing temperatures at T/C 13 and T/C 14

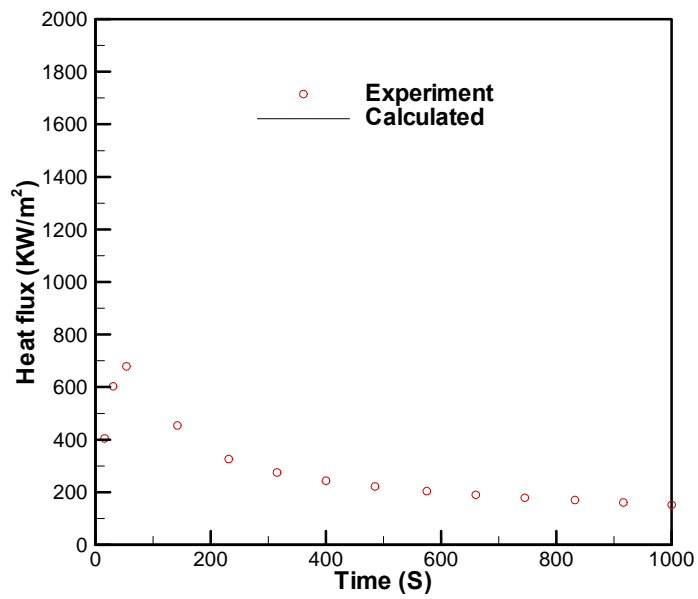


Fig. 10 Heat flux variation on time. The calculated heat flux is at the T/C 14 point, and heat flux from the experimental data is obtained by differencing temperatures at T/C 14 and T/C 15

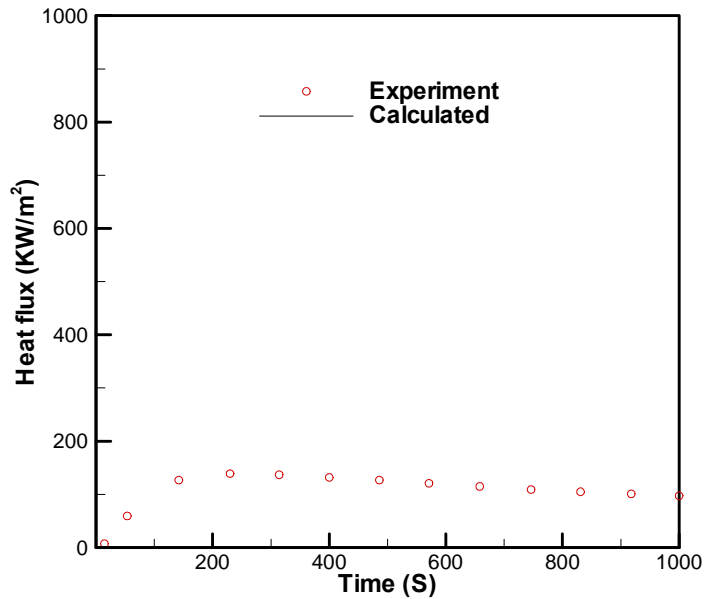


Fig. 11 Heat flux variation on time. The calculated heat flux is at the T/C 15 point, and heat flux from the experimental data is obtained by differencing temperatures at T/C 15 and T/C 16

Fig. 9, 10, 11은 용기의 바닥면을 통해 흐르는 열속을 시간에 따라 나타낸 그림이다. Fig. 9에서 계산에서 얻은 열속은 열전대 13번 위치를 포함하는 검사체적의 온도구배를 이용하였으며 실험값은 열전대 13과 14번의 온도차이를 이용해서 얻은 열속이다. 초반부에는 많은 열량이 용기 바닥을 가열하는데 사용되기 때문에 상부쪽으로 갈수록 열속이 증가하나 1000초 정도 지난 후에는 상부와 하부에서 열속이 200KW/m^2 으로 거의 비슷함을 알 수 있다.

5. 결론

차세대 원전의 중대 사고시 원자로용기 하부 관통부 건진성 평가 연구의 일환으로 해석적 연구를 수행하고 있다. 본 연구에서는 FLUENT와 LILAC 코드를 이용하여 관통부 파손 평가 실험의 열적 거동을 해석하여 실험 결과와 비교하였다. KNGR-ICI 실험에서 용기의 수직벽에 단열재로 사용된 산화마그네슘은 내열성은 뛰어나지만 열전도계수와 비열이 다른 다공성 단열재에 비해 높아 용융물로부터 많은 열을 흡수하는 것으로 나타났다. 그리고 해석영역을 단순화하기 위하여 단열재 부분을 등가의 열전달 계수로 처리하는 경우는 단열재를 해석영역에 포함한 경우와 비교해서 비정상상태의 열전달에서는 비열에 의한 열흡수를 고려하지 않는 한 매우 다른 온도분포를 보여주었다. FLUENT를 이용하여 KNGR-ICI-DRY2 실험을 해석한 결과 용기 하부벽에서 온도는 200초 이후에 실험치보다 다소 높게 나타났다. 이것은 용기 하부의 용융에 의한 열흡수를 적절하게 모의하지 못했기 때문이라 생각된다. LILAC 코드로 계산한 경우 ICI 노즐의 용발에 의한 열적 거동을 모의함으로써 하부벽에서의 온도변화를 실험 값과 좀더 근접하게 맞출 수 있었으나, 코드의 한계로 thimble 튜브와 냉각수 및 공기층을 적절히 모의할 수 없었다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 중장기과제에서 재정적 지원을 받았습니다.

참고문헌

- [1] O. Kymalainean et al., "In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant," Nuclear Engineering & Design Vol.169, pp.109-130, 1997
- [2] T.G. Theofanous et al., "In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt," Nuclear Engineering & Design Vol.169, pp.1-48, 1997
- [3] 한국전력공사 전력연구원, "차세대원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention 워크샵," 한국전력공사 전력연구원 발간, 1998
- [4] 박래준, 강경호 등, "중대사고시 관통부 속의 냉각수가 원자로용기 건전성에 미치는 영향," 2001춘계학술발표회 논문집, 한국원자력학회, 2001
- [5] 박래준, 강경호 등, "차세대 원자로용기 외벽냉각시 관통부 건전성에 대한 실험 연구," 2001춘계학술발표회 논문집, 한국원자력학회, 2001
- [6] 김종태, 박래준, 김상백, "비정렬 유한체적법을 이용한 내부열원이 있는 2 유체의 자연대류 현상 해석," 2000 추계학술발표회 논문집, 한국원자력학회
- [7] A.D. Brent, V.R. Voller, and K.J Reid, "Enthalpy-Porosity Technique for Modeling Convection-Diffusion Phase Change: Application to the Melting of a Pure Metal," Numerical Heat transfer, Vol.13, pp.297-318, 1988
- [8] C.M. Rhie and W.L. Chow, "Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil with Trailing Edge Separation," AIAA J. Vol.21, No.11, pp.1525-1532, 1983
- [9] J.P. Van Doormaal and G.D. Raithby, "Enhancements of the SIMPLE Method for Predicting Incompressible Fluid Flows," Numerical Heat transfer, Vol.7, pp.147-163, 1984